

# プール沸騰における水平細線上の限界熱流束　ーサ ブクールの影響ー

|     |   |
|-----|---|
| 著者  | 井上 利明, 川江 信治, 門出 政則   |
| 雑誌名 | 久留米工業大学研究報告   |
| 号   | 21  |
| ページ | 15-22   |
| 発行年 | 1997-12-20  |
| URL | <a href="http://id.nii.ac.jp/1503/00000195/">http://id.nii.ac.jp/1503/00000195/</a> |



# プール沸騰における水平細線上の限界熱流束

——サブクールの影響——

井上 利明\*・川江 信治\*・門出 政則\*\*

## Critical Heat Flux in Subcooled Pool Boiling on a Horizontal Wire

——Effect of Subcooling on Critical Heat Flux——

Toshiaki INOUE, Nobuji KAWAE and Masanori MONDE

### Abstract

Critical heat flux (CHF) is measured during pool boiling of water and R113 on a heated horizontal wire submerged in a subcooled liquid. Experiments are conducted over a pressure range from 0.1 to 3.0 MPa and a subcooling level up to 220 K. CHF data reveal that the CHF increases in a linear fashion with an increase in the subcooling,  $\Delta T_{sub}$ , and that the increment in CHF with increasing subcooling becomes large at high pressures. The CHF data at high pressures deviate from the values predicted by existing correlations, while the CHF data rises in a linear fashion with  $\Delta T_{sub}$ . A new correlation is derived by taking into account the effect of both density ratio,  $\rho_L/\rho_V$ , and Peclet number,  $Pe$ , on CHF and it succeeds in predicting the CHF data up to higher pressure as well as higher subcooling better than the applicable ranges of existing correlations.

**Key words:** Subcooled Boiling, Critical Heat Flux, Phase Change, Pool Boiling, Horizontal Heated Wire

### 1. まえがき

サブクールプール沸騰における限界熱流束 ( $q_{c,sub}$ ) に関する従来の研究を整理すると、その整理式と実験範囲は表1となり、その式の関数形が2つのグループに分類できる。なお、表1中の式(3)はKutateladze and Schneiderman<sup>(1)</sup>の水とエタノールのデータを使って得られたものである。表1から限界熱流束がサブクール度に比例して上昇するという点では、全て共通しているけれども、その影響の大きさを示すJakob数の係数の関数形が大きく異なっていることに気付く。すなわち、Kutateladze and Schneiderman<sup>(1)</sup>とIvey and Morris<sup>(2)</sup>は、その係数を密度比の関数として与えているが、一方Zuber<sup>(3)</sup>とElkassabgi and Lienhard<sup>(4)</sup>は、Peclet数の関数として与えている。しかしながら、これらの係数の値は、関与している物性値が両者で大きく異なっている

にも関わらず、従来の実験範囲内で比較すると、その値はかなり近い値という興味ある結果になっている。この結果、いずれの関数が、限界熱流束に及ぼすサブクールの影響を正確に見積もっているのか定めることは、従来の実験範囲だけでは不十分である。したがって、サブクールの影響を与える関数形を決定するためには、サブクール度を更に大きくすることを含め、より広い実験範囲で検討する必要がある。

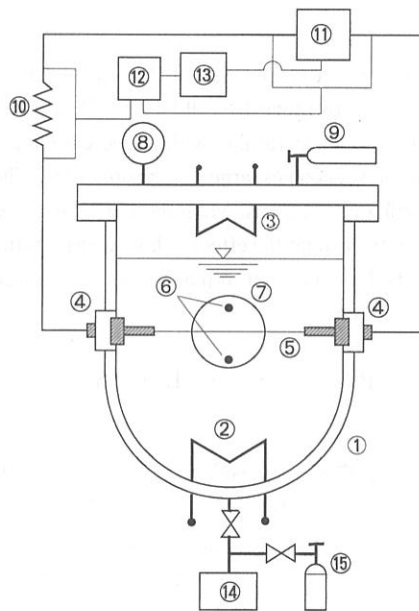
ところで、Elkassabgi and Lienhard<sup>(4)</sup>は、従来の実験範囲<sup>(1)-(3)</sup>とほぼ同じ実験範囲で限界熱流束を測定し、限界熱流束の特性がサブクール度によって3つに分類されることを報告している。そして、高サブクール域では、限界熱流束がサブクール度に依存しなくなるという、従来の結果(サブクール度に比例)と異なった結果になることを指摘している。

そこで本研究では、高サブクール度でのサブクールプ

Table 1 Existing Correlations for CHF during Subcooled pool boiling

| Researchers                  | Correlations   | Ranges confirmed by experiment   | Test liquid                            | Ref. |
|------------------------------|--|--|--|------|
| Kutateladze and Schneiderman | $\frac{q_{c,sub}}{q_{c,sat}} = 1 + 0.065 \left( \frac{\rho_L}{\rho_V} \right)^{-1/5} Ja$ | (1) $0.1 \leq P \leq 1 \text{ MPa}$<br>$\Delta T_{sub} \leq 120 \text{ K}$ | Water, Ethanol                         | [1]  |
| Ivey and Morris              | $\frac{q_{c,sub}}{q_{c,sat}} = 1 + 0.102 \left( \frac{\rho_L}{\rho_V} \right)^{-1/4} Ja$ | (2) $P = 0.1 \text{ MPa}$<br>$\Delta T_{sub} \leq 70 \text{ K}$            | Iso-octane                             | [2]  |
| Zuber et al.                 | $\frac{q_{c,sub}}{q_{c,sat}} = 1 + 5.32 \frac{Ja}{\sqrt{Pe}}$                            | (3) $0.1 \leq P \leq 1 \text{ MPa}$<br>$\Delta T_{sub} \leq 120 \text{ K}$ | Water, Ethanol                         | [3]  |
| Elkassabgi and Lienhard*     | $\frac{q_{c,sub}}{q_{c,sat}} = 1 + 4.28 \frac{Ja}{\sqrt{Pe}}$                            | (4) $P = 0.1 \text{ MPa}$<br>Low Subcooling                                | Iso-propanol, R113<br>Methanol, Aceton | [4]  |

\*The correlation only for low subcooling is listed here, since the boundaries by which characteristics of CHF can be categorized into three groups are not clear.



1. Pressure vessel 2. Tank heater 3. Condenser  
4. Electrode 5. Heated wire 6. Thermocouples  
7. View window 8. Pressure gauge 9. N<sub>2</sub> gas  
10. Resistance 11. Power supply 12. DV meter  
13. Personal computer 14. Vacuum pump  
15. Test liquid

Fig. 1 The schematic of experimental apparatus

ール沸騰限界熱流束の特性およびサブクールの影響係数の関数形について検討するために、従来の実験範囲よりも広い圧力 ( $0.1 \leq P \leq 3 \text{ MPa}$ ) および大きいサブクール度 ( $\Delta T_{sub} \leq 220 \text{ K}$ ) の範囲で、水平細線上のプール沸騰限界熱流束を測定し、サブクール度が限界熱流束に及ぼす影響や Jakob 数の係数の関数形について検討した結

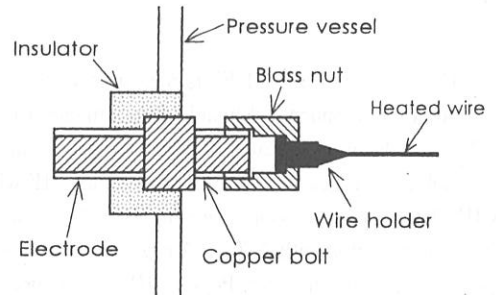


Fig. 2 Mounting of heated wire

果を報告する。

#### 記号

- $a$  : 温度伝導率
- $C_p$  : 液体の比熱
- $g$  : 重力の加速度
- $H_{fg}$  : 蒸発潜熱
- $Ja$  : Jakob 数 ( $= (\rho_L / \rho_V) (C_p \Delta T_{sub} / H_{fg})$ )
- $k$  : 定数 (式(6))
- $P$  : 圧力
- $P_c$  : 臨界圧力
- $Pe$  : Peclet 数 ( $= \sigma^{3/4} / [a \rho_V^{1/2} \{g(\rho_L - \rho_V)\}^{1/4}]$ )
- $q_{co,R}$  : 線径の影響を考慮した飽和限界熱流束の予測値
- $q_{c,sat}$  : 飽和沸騰における限界熱流束
- $q_{c,sub}$  : サブクール沸騰における限界熱流束
- $q_{co}$  : Kutateladze による飽和限界熱流束の予測値
- $R$  : 細線の半径
- $R'$  : 無次元半径 ( $= R \sqrt{g(\rho_L - \rho_V) / \sigma}$ )
- $\Delta T_{sub}$  : サブクール度
- $\Phi$  :  $= q_{c,sub} / q_{co,R}$

$\rho_L, \rho_v$  : 液体および蒸気の密度

$\sigma$  : 表面張力

## 2. 実験装置および方法

2.1 実験装置 図1は実験装置全体の概要を示す。電気回路において、加熱回路を太実線、測定および制御回路を細実線で描いている。水平細線⑤への電力供給系⑪, ⑬, 熱流束と温度を測定するための計測系⑩, ⑫, ⑬, 電極④およびタンクヒータ②と凝縮器③が内部に取り付けられた压力容器①からなっている。細線⑤の上下10mmの位置に熱電対⑥が取り付けられている。また、压力容器には圧力計⑧, 観察窓⑦および窒素ガス⑨と試験液体⑬の封入口などが装着されている。

図2は細線の電極への取り付け状態を示す。細線の両端は保持具にハンダ付けされ、さらに保持具を電極の両端にナットで締め付けることにより細線に張力を与え、熱膨張による細線のたわみを取り除き、水平を維持できるようにになっている。細線の長さは、14mmと29mmの2種類である。

2.2 実験方法 実験は液体のサブクール度および系の圧力を設定した後、パソコン⑬によって電圧をステップ状に上昇し続け、細線⑤が焼損または細線の温度が急上昇するまで、繰り返し行われる。細線が焼損または細線の温度が急上昇したときの熱流束を限界熱流束とした。なお、加熱面の温度変化は、予備実験で得られている加熱面（ステンレス線、白金線）の抵抗-温度検定曲線から求められる。

プール沸騰において、実験開始から限界熱流束に至るまでの実験中、液体のサブクール度を一定に保つためにできる限り迅速に実験を終了をしなければならない。そのために、直流電源⑪をパソコン⑬で制御し、限界熱流束の約80%まで熱流束を急上昇させ、その後直前の熱流束の5%増で限界熱流束までステップ状に熱流束を上昇させる。したがって、限界熱流束の測定精度は5%以内

である。また電圧上昇のステップは10秒間隔である。5%の熱流束ステップでは、使用した細線の抵抗は、熱流束上昇後、数秒以内で変化しなくなることから、加熱面の温度は10秒以内で十分定常になることが確認される。設定されたサブクール温度からの温度上昇は、実験終了直後、加熱面上10mmの位置で4.5°C以下であった。

熱流束は次の手順で決定した。(1)測定された電気入力( $q_E$ )を用いて、細線内の温度分布を定常次元内部発熱として計算し、細線の平均温度( $T_{av}$ )を計算した。なお、細線の表面温度の推定に必要な沸騰熱伝達率は、水の場合は藤田・西川<sup>(5)</sup>、R113の場合は西川ら<sup>(6)</sup>の予測式(気泡度 $f_b$ は水では0.39、R113では0.54)から求めた。(2) $T_{av}$ に対する細線の抵抗( $R_{av}$ )を検定曲線から得る。(3)熱流束は $q = I^2 R_{av}$ から算出した。なお、 $R_{av}$ の値は電気入力から計算された細線の抵抗( $R_E$ )よりも、平均的に12.9%小さくなっていた。これは細線取り付け部の接触抵抗のために生じたものであると考えられる。なお、加熱面取り付け部への熱移動は一次元熱伝導モデルを用いた試算によれば、線径2mmの場合、限界熱流束近傍において1%以下であった。また、細線の長さ14mmと29mmでの限界熱流束値に差異はみられなかった。したがって、細線の長さについては区別する必要がなかった。実験範囲を表2に示す。

## 3. 実験結果と考察

3.1 実験データの整理方法 本実験では加熱面として異なる線径の細線が使用されているので、サブクール度が限界熱流束に及ぼす影響について統一的に検討するためには、まず線径が限界熱流束に及ぼす影響について検討しておく必要がある。Lienhard and Dhir<sup>(7)</sup>は、細線径が飽和プール沸騰の限界熱流束に及ぼす影響を次のように与えている。

$$\frac{q_{co,R}}{q_{co}} = \begin{cases} 0.94 \sqrt[4]{R'}, 0.15 \leq R' \leq 1.2 & (5-a) \\ 0.904 R', R' > 1.2 & (5-b) \end{cases}$$

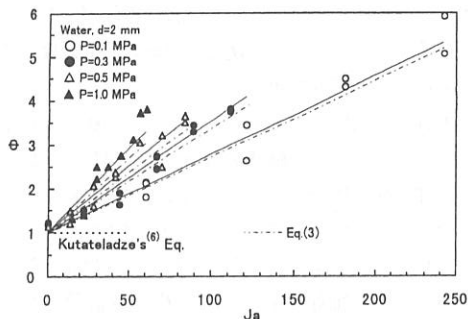
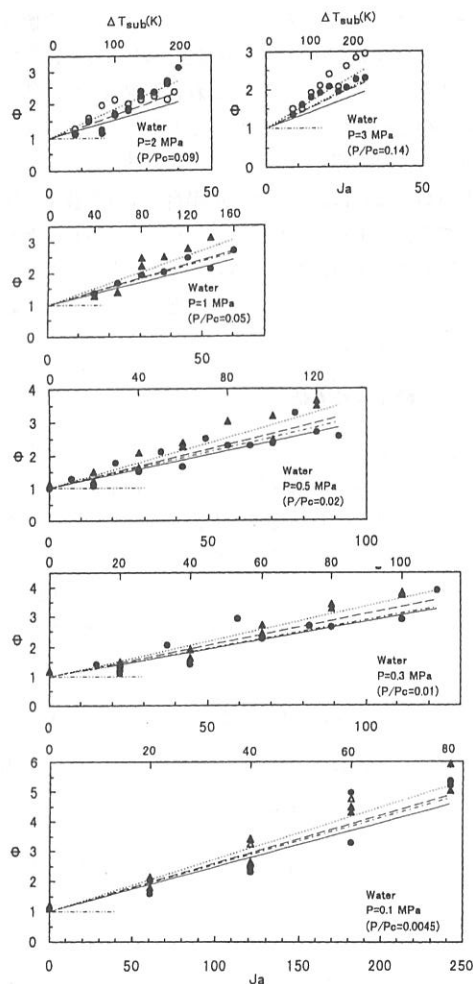
$$\frac{q_{co}/(\rho_v H_{fg})}{\sqrt[4]{g(\rho_L - \rho_v)/\rho_v^2}} = k \quad (6)$$

ここで、 $q_{co}$ は無有限平板に対するZuber<sup>(3)</sup>の整理式である。

ところで、この式(5)がサブクール沸騰の限界熱流束に対してもそのまま適用できる(サブクールの影響と線径の影響が互いに独立に作用している)ものと仮定すると、この式(5)を用いて異なる線径で測定された限界熱流束値

Table 2 Experimental range

| Test Substances       | Water          | R113                |
|-----------------------|----------------|---------------------|
| Pressure (MPa)        | 0.1–3.0        | 0.3–3.0             |
| $\rho_L/\rho_v$       | 564–1603       | 3.0–67.7            |
| Degree of Subcool (K) | 0–220          | 0–200               |
| Jakob Number          | 0–240          | 0–32                |
| Diameter of Wire (mm) | 0.5, 1, 1.5, 2 | 0.1, 0.3, 1, 2      |
| Material of Wire      | Stainless      | Stainless, Platinum |

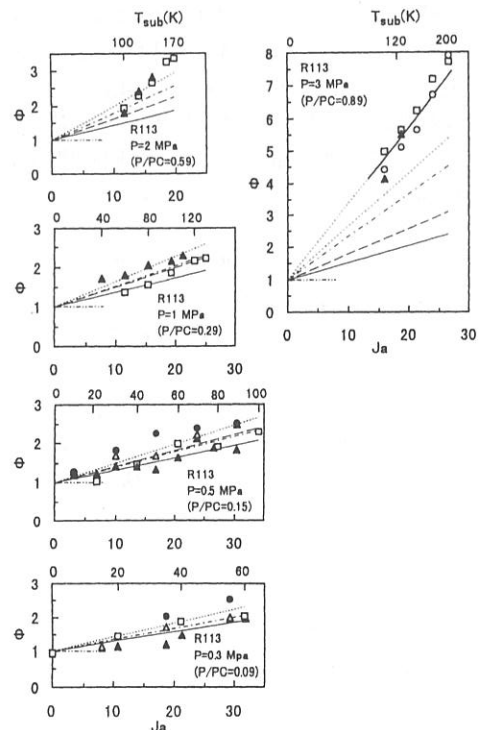
Fig. 3 Influence of  $N_2$  gas on critical heat fluxFig. 4 Influence of subcooling on CHF (Water)  
(—Eq.(1), ---Eq.(2), .....Eq.(3), - - -Eq.(4))  
(○  $d=0.5$  mm, ●  $d=1.0$  mm, △  $d=1.5$  mm, ▲  $d=2.0$  mm)

に及ぼすサブクールの影響を統一的に評価できるようにする。すなわち、本実験で測定された異なる線径の限界熱流束がサブクールの影響  $\Delta T_{sub} \rightarrow 0$  のとき、 $q_{c,sub} \rightarrow q_{c0,R}$  になるという特性を持っていることになる。この結果、限界熱流束に及ぼすサブクールの影響は、すべて次式の関数形で評価できることになる。

$$\Phi = \frac{q_{c,sub}}{q_{c0,R}} = 1 + f(\Delta T_{sub}) \quad (7)$$

ところで、サブクールの影響関数  $f(\Delta T_{sub})$  の具体的な関数形として、表 1 に示される 2 つの異なる関数形がこれまで提案されている。そこで、本研究でも、測定された限界熱流束から計算される無次元数  $\Phi$  を Jakob 数 ( $Ja$ ) で整理することによって、限界熱流束に及ぼすサブクール度の影響について検討することにした。なお、本実験で測定された飽和の限界熱流束データから、式(6)の定数は  $k=0.131$  より Kutateladze<sup>(8)</sup> の推奨値  $k=0.16$  を用いて整理した方がより良い予測値を与えていたので、本研究におけるサブクールの限界熱流束に対しても  $k=0.16$  を採用することにした。

### 3. 2 窒素ガスが限界熱流束に及ぼす影響について

Fig. 5 Influence of subcooling on CHF (R113)  
(—Eq.(1), ---Eq.(2), .....Eq.(3), - - -Eq.(4))  
(○  $d=0.1$  mm, □  $d=0.3$  mm, ●  $d=1.0$  mm, △  $d=1.5$  mm, ▲  $d=2.0$  mm)

の予備的検討 本実験では高サブクール度を得るために窒素ガスで実験系を加圧している。したがって窒素ガスが限界熱流束に及ぼす影響について前もって検討しておく必要がある。図3は一例として、水の無次元限界熱流束( $\phi$ )をヤコブ数( $Ja$ )で整理したものである。図3中には参考までに同一圧力のデータを結んだ直線(実線)とZuber<sup>(3)</sup>の予測値(式(3), 一点鎖線)が示してある。また、破線はKutateladze<sup>(6)</sup>の飽和の予測値である。図3から限界熱流束は各圧力において、Jakob数の増加とともに直線的に上昇し、式(3)の予測式とほぼ一致していること、および飽和の時( $\Delta T_{sub}=0$ )の限界熱流束に漸近していることが分かる。この結果から窒素ガスが限界熱流束に影響を及ぼしているとは考えにくい。ところで文献(1)(2)(4)に見られるように、従来のサブクールプール沸騰の実験においても、不活性ガスまたは大気中の空気によって加圧されているわけであるが、限界熱流束がこれらのガスの影響を受けているとの報告はなされていない。また、門出ら<sup>(9)</sup>のサブクール衝突噴流沸騰系においても「窒素ガスが限界熱流束に対して、影響を及ぼしているとは考え難い」と報告されている。ところで、限界熱流束近くでは、加熱面上での蒸気生成が非常に激しくなるために、溶解していた窒素ガスは加熱面近傍から除去されている可能性が高い状況と考え、不活性ガスが限界熱流束に影響を及ぼさないという結果は、当然の結果のように思われる。

3. 3 限界熱流束とサブクール度の関係 図4および図5は無次元限界熱流束( $\phi$ )を $Ja$ 数に対して圧力ごとに整理したものである。参考のために横軸の上部にサブクール度を示している。図中には比較のために式(1)~(4)が例示されている。二点鎖線はKutateladze<sup>(6)</sup>による飽和の予測値である。図4のデータは同一線径に対して2回ずつ測定を行い、その結果、最大30%程度の差異もあったが、大部分のデータは約20%以内で一致していた。このことから、図5のデータは同一線径に対して、限界熱流束の測定を一度行ったものである。飽和( $Ja=0$ )における限界熱流束データはKutateladze<sup>(6)</sup>の予測値と約±15%以内の良い精度で一致していることが図4と図5から確認できる。また、限界熱流束はいずれの圧力に対してもJakob数の増加とともに高サブクール領域まで、ほぼ直線的に増加していることが分かる。

つぎに、CHFデータと従来の整理式を比較すると、圧力が低い領域では、各整理式とも測定値とかなり良く一致しているが、圧力が比較的大きい領域(例えば水の3

MPa, R113の2 MPa)では、測定値の傾向を良く表わしている式(3), (4)と測定値から偏倚してくる式(1), (2)とに分かれる傾向がみられる。また、圧力 $P/P_c=0.89$ という高圧力下でのR113のCHFデータは、いずれの式よりも大きく偏倚していることが分かる。ところで、Elkassabgi and Lienhard<sup>(4)</sup>は、高サブクール域では、サブクール限界熱流束の特性が異なることを指摘し、さらに、その領域の限界熱流束が式(4)で与えられないことを報告している。しかし、本実験で得られた高サブクール域の限界熱流束の特性は、Elkassabgi and Lienhard<sup>(4)</sup>らが指摘した特性(限界熱流束がサブクールの影響を受けなくなる)とも大きく異なっていることが分かった。

3. 4 沸騰状況の観察 図6はR113に対する沸騰状況で、限界熱流束の5%直前の熱流束(図中に記入した値)の核沸騰とその熱流束を5%増加中に発生した限界熱流束後の膜沸騰の様子を例示したものである。図6から、 $\Delta T_{sub}=10$  Kでの核沸騰状況は、飽和の場合の状況にかなり似ており、加熱面上で発生した気泡は、合体泡となって加熱面から離脱している(図中にAで示す)。一方、 $40 \leq \Delta T_{sub} \leq 80$  Kの範囲では、加熱面上に形成された合体泡は、サブクール液の影響を受けて、初気泡のように離散化されている。また、離脱した気泡は、サブクール液によって冷却され、離脱後急速に凝縮されている(図中にBで示す)。そして、この傾向はサブクール度の上昇とともに一層顕著になっていく様子が観察される。さらに、 $\Delta T_{sub} \geq 100$  Kでは、加熱面上で発生した気泡を加熱面上で捕らえ難くなるほど急激に凝縮されているけれども、非常に微細な気泡として加熱面上に存在しているのが観察される(図中にCで示す)。

つぎに、加熱面周囲の状況を観察すると、周囲の液内に大きな温度変化が生じていることが密度の変化から想像できる。そして、この状況は、サブクール度の増加につれてより大きくなっている様子が、図6からよく分かる。また、高サブクール度において、離脱後凝縮せずに存在している気泡(図中にDで示す)は、加熱面上方の液内の密度の変化の状況から偶然飽和温度に近い波流れの中にあつたものと思われる。一方、加熱面の下方の密度の変化の状況は、上方の非常に大きな密度の変化と比較して、加熱面近傍に限られている。この結果、加熱面の下方は、サブクールに近い液体に覆われていることがよく分かる。そして、加熱面下方に形成された合体泡は、サブクール液によって強く冷却され、殆ど成長できない状態で、細線下部にへばりついているようすが、図6か



らよく分かる(↑で図中に示す)。特に、核沸騰と膜沸騰の状況を比較すると、細線下部にへばりついている気泡の様子がよく観察できる。また、加熱面上方の液体内の密度の変化について、核沸騰と膜沸騰の場合を比較すると、核沸騰の密度の変化の状態は、ランダム現象のように見えるが、膜沸騰では、周期的な性格を示しているように見える。また、細線の下部を見ると、膜沸騰では、非常に薄い蒸気の膜(白く見える部分)で覆われているようですが、高サブクール域(図6-b参照)でよく分かる(↑で図中に示す)。

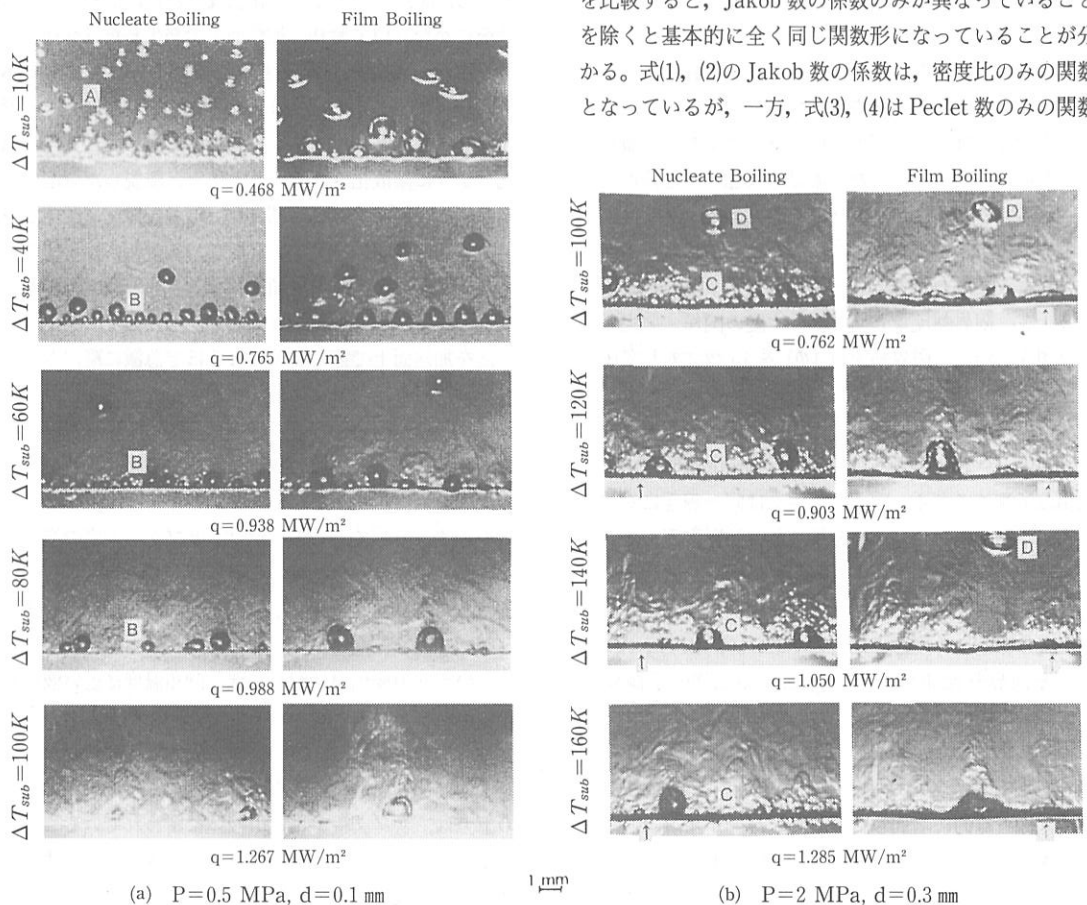
つぎに、膜沸騰状況に注目すると、加熱面を覆っている蒸気膜から生成される蒸気泡は、かなり規則的な間隔で加熱面から離脱している。そして、離脱した気泡は、サブクール度が大きくなるにつれて、より早く凝縮していることが分かる。さらに  $\Delta T_{sub} \geq 100$  K になると、離脱

気泡の存在を確認することが困難になってくる。なお、 $P=3$  MPa,  $d=0.1$  mmでサブクール度が  $120 \leq \Delta T_{sub} \leq 180$  K の R113 についても図6と同様な流動状況であることが確認されている。

ところで、図6に示される沸騰状況と Elkassabgi and Lienhard<sup>(4)</sup>が観察した沸騰状況を比較すると、高サブクール域の状況(文献(4)の図7, Isopropanol,  $\Delta T_{sub}=114.2$  K)のみが大きく異なっているが、その原因は不明である。ただ、高サブクールであるにも拘らず、彼らの写真では加熱面から離脱した気泡が、高サブクール液中を凝縮されずにかかなり上方まで規則正しく上昇している。これは一般に飽和沸騰で見られる状況と類似しており、高サブクール度の沸騰としては不自然であると思われる。

#### 4. 整理式の検討

4. 1 従来の整理式の特性 従来の整理式(1)―(4)を比較すると、Jakob 数の係数のみが異なっていることを除くと基本的に全く同じ関数形になっていることが分かる。式(1), (2)の Jakob 数の係数は、密度比のみの関数となっているが、一方、式(3), (4)は Peclet 数のみの関数



(a)  $P=0.5$  MPa,  $d=0.1$  mm

(b)  $P=2$  MPa,  $d=0.3$  mm

Fig. 6 Feature for nucleate boiling just below CHF and film boiling after CHF

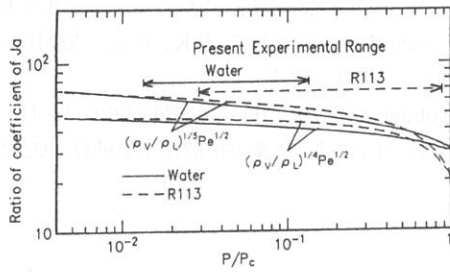


Fig. 7 Change in factors of Ja

Table 3 Accuracy of the critical heat flux predicted

| Equation | E <sub>1</sub> | E <sub>2</sub> | E <sub>3</sub> |
|----------|----------------|----------------|----------------|
| Eq. (8)  | -0.0137        | 0.1472         | 0.1777         |
| Eq. (3)  | 0.0366         | 0.1514         | 0.1918         |
| Eq. (4)  | -0.0718        | 0.1540         | 0.1887         |
| Eq. (1)  | -0.1416        | 0.1984         | 0.2514         |
| Eq. (2)  | -0.0622        | 0.1688         | 0.2182         |

Average error :  $E_1 = \sum (\Phi_{pre} / \Phi_{exp} - 1) / N$

Mean deviation :  $E_2 = \sum |(\Phi_{pre} / \Phi_{exp} - 1)| / N$

Standard deviation :  $E_3 = \sqrt{\sum (\Phi_{pre} / \Phi_{exp} - 1)^2 / N}$

になっている。その結果、この係数は物性値のみで定まる値で、さらに飽和状態では圧力のみ関数となる。そこで、この係数に対する圧力の影響を検討するために、両者の係数の比を換算圧力で整理した結果を図7に示す。図7から、この比の値は、 $P/P_c < 0.3$  の範囲ではなだらかに変化しており、例えば水の場合、 $0.01 \leq P/P_c \leq 0.3$  の範囲で、 $46.8 \leq (\rho_v / \rho_L)^{1/2} Pe^{1/2} \leq 37.4$  となり、約20%変化している。また、R113の場合は15%変化している。しかし、R113の  $P/P_c > 0.3$  では、この値は、大きく変化している。この結果、従来の実験範囲内および  $P/P_c < 0.3$  の範囲のCHFデータから、Ja数の係数の特性を決定することは困難であり、 $P/P_c > 0.3$  の高圧力域でのCHFデータが必要となる。

4.2 推奨整理式の提案 図5から、R113の  $P = 3$  MPa ( $P/P_c = 0.89$ ) におけるCHFデータはいずれの式を用いても予測値から大きくずれることが分かった。しかしながら、このCHFデータは図5に示されるように、Ja数と依然直線的な関係にある。この結果、 $P/P_c =$

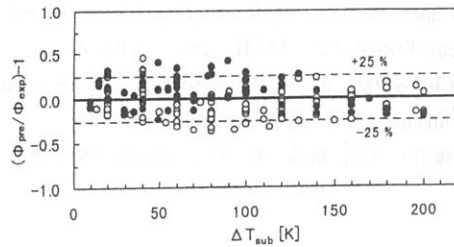


Fig. 8 Comparison of experimental data with Eq. (8)

0.89のCHFデータを含む統一関数関係が存在する可能性がある。そこで、 $P/P_c = 0.89$ のCHFデータを含む全CHFデータ(データ数  $N = 184$  個)を統一的に整理するために、式(8)に示される関数を基に最小2乗法によってその係数を決定した。

$$\frac{q_{c,sub}}{q_{c,sat}} = 1 + C \left( \frac{\rho_L}{\rho_v} \right)^m Pe^n Ja \quad (8)$$

その結果、 $C = 3.318$ ,  $m = -0.156$  および  $n = -0.385$  となった。表3は全CHFデータに対する式(1)–(4)の予測精度を統計処理した結果である。表3から整理式(8)は  $P/P_c \leq 0.59$  のデータのみならず  $P/P_c = 0.89$  のCHFデータを含めて最も良い精度を与えていることが分かる。図8は式(8)と全CHFデータを比較したものである。式(8)は全データの92%を±25%以内の精度で予測できることが分かる。

## 5. 結 論

加熱面として水平細線を用い、水およびR113のプール沸騰における限界熱流束を、圧力  $0.1 \leq P \leq 3$  MPa ( $P/P_c \leq 0.89$ )、サブクール度  $\Delta T_{sub} \leq 220$  K の範囲で測定し、以下のような結果を得た。

- (1) 本実験範囲においては、限界熱流束はサブクール度の増加に伴って直線的に増加する。
- (2) 圧力が高くなるほどサブクールによる限界熱流束の上昇割合が大きくなる。
- (3) 従来の適用範囲よりも高サブクール度 ( $\Delta T_{sub} \leq 220$  K) および高圧力の範囲の限界熱流束を予測できる式(8)を提案した。

## 文 献

- (1) Kutateladze, S.S. and Schneiderman, L.L., AEC-tr-3405 (1953), 95-100.
- (2) Ivey, H.J. and Morris, D.J., UKAEA Report No. AEEW-R 137 (1962).



- 
- |   |  |
|---|--|
| (3) Zuber, N.ほか2名, International Development in Heat Transfer 27, ASME (1961), 230-236. | (6) 西川, ほか3名, 冷凍, 53-607, (1978), 389-401.                                   |
| (4) Elkassabgi, Y. and Lienhard, J.H., ASME J. Heat Transfer, 110-2 (1988), 479-486.    | (7) Lienhard, J.H. and Dhir, V.K., Trans. ASME Ser. C, 95-2 (1973), 152-158. |
| (5) 藤田・西川, 機論, 42-361, (1976), 2871-2878.   | (8) Kutateladze, S.S., AEC-tr-3770 (1952), 95-113.                           |
|   | (9) 門出, ほか3名, 機論, 60-571, B (1994), 932-939.                                 |